



# Simulation expérimentale et numérique de l'interaction abrasifs/matière dans le sciage à fil des plaques de silicium

Eric Felder, Pierre de Coligny

## ► To cite this version:

Eric Felder, Pierre de Coligny. Simulation expérimentale et numérique de l'interaction abrasifs/matière dans le sciage à fil des plaques de silicium. JIFT 2008 - Journées Internationales Francophones de Tribologie, May 2008, Lyon, France. pp.Pages 43-53 - ISBN 978-2-88074-921-7. hal-00725476

**HAL Id: hal-00725476**

**<https://hal-mines-paristech.archives-ouvertes.fr/hal-00725476>**

Submitted on 24 Sep 2012

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

**SIMULATION EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE DE  
L'INTERACTION GRAINS ABRASIFS/MATIERE DANS LE  
SCIAGE A FIL DES PLAQUES FINES DE SILICIUM**

**EXPERIMENTAL AND NUMERICAL SIMULATION OF THE  
INTERACTION ABRASIVE GRAINS/MATTER IN THE WIRE  
SAWING OF THE THIN SILICON PLATES**

**E. Felder, P. de Coligny**

CEMEF, UMR Mines Paristech/CNRS 7635, BP 207 F06904 Sophia-Antipolis Cedex France  
E.mail : Eric.Felder@ensmp.fr

**Résumé**

Des essais de tribométrie ont fourni la pression de contact fil/silicium, le coefficient de frottement  $\mu$  et la vitesse d'enlèvement de matière  $K$ . Diverses observations et considérations théoriques montrent que les grains abrasifs induisent un micro-usinage ductile du silicium. Le processus élémentaire d'enlèvement de matière est modélisé numériquement avec le logiciel FORGE2<sup>®</sup> comme le glissement d'un dièdre à la surface du silicium considéré comme un corps élastique-parfaitement plastique. Selon les valeurs de l'angle d'attaque du dièdre et du coefficient de frottement dièdre/silicium, le dièdre produit la formation d'une vague plastique, d'un bourrelet adhésif ou arête rapportée ou d'un copeau. Les valeurs de  $\mu$  et  $K$  ainsi déduites sont en bon accord avec les valeurs expérimentales.

**Abstract**

*Tribometry experiments furnished the contact pressure wire/silicon, the friction coefficient  $\mu$  and the material removal rate  $K$ . Various observations and theoretical considerations demonstrate that the abrasive grains induce a ductile micro-cutting of silicon. The elementary process of material removal is numerically modelled with the computer code FORGE2<sup>®</sup> as the sliding of a rigid wedge at the silicon surface assumed as elastic-perfectly plastic. According to the values of the wedge attack angle and the wedge/silicon friction coefficient, the wedge induces the formation of a plastic wave, an adhesive edge or build up edge or a chip. The values of  $K$  and  $\mu$  so estimated are in good agreement with the experimental ones.*

**1. INTRODUCTION**

Les capteurs photovoltaïques convertissent le rayonnement solaire en électricité ; ils représentent donc une des voies les plus importantes de production d'énergie dans l'optique du développement durable. Le matériau assurant cette conversion est généralement le silicium. Une forte proportion de ces capteurs utilise de grandes plaques fines de silicium multi-cristallin, d'épaisseur de l'ordre de 0,2-0,3 mm [1]. Le silicium multi-cristallin est constitué de grains dont le diamètre est de l'ordre de plusieurs millimètres ; son rendement de conversion de l'énergie solaire est un des plus élevés, de l'ordre de 14 %. Son intérêt industriel vient du fait qu'il assure actuellement le meilleur rapport rendement de conversion sur coût de fabrication. Le nombre de ces capteurs augmente donc fortement.

Une étape-clé de la fabrication du capteur est la réalisation des plaques fines qui se fait en diverses étapes :

- Obtention d'un lingot par refroidissement directionnel de bas en haut d'une masse de silicium de grande pureté et fondu,
- découpe du lingot en briques ou blocs avec une scie à ruban diamanté et élimination des extrémités du lingot,
- rectification des faces et chanfreinage des arêtes,
- découpe des blocs en plaques fines par sciage à fil,
- élimination de la couche superficielle endommagée et texturation de surface des plaques (faciès en forme de pyramides microscopiques) par attaque à chaud par une solution aqueuse de soude.

Le sciage à fil est une étape cruciale, car ce procédé doit fournir un grand nombre de plaques fines, non cassées et ne présentant pas de défauts de surface marqués. La figure 1 le décrit schématiquement : on fait pénétrer un bloc de silicium à une faible vitesse  $v$  dans une nappe constituée d'un fil fin d'acier haute résistance ; cette nappe est tendue entre quatre cabestans rainurés et est arrosée avec un fort débit par un slurry, mélange d'huile et de grains abrasifs en carbure de silicium, de petite taille et en forte concentration. Le glissement à grande vitesse  $u$  de la nappe sur la surface du bloc en assure la découpe. On réalise ainsi la découpe simultanée de milliers de plaques carrées, de 100 ou 125 mm de côté.

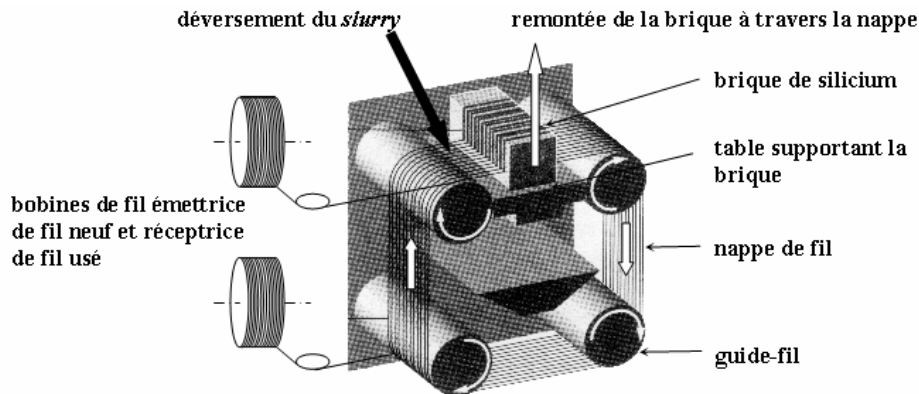


Fig. 1 Le procédé de sciage à fil d'un bloc de silicium  
The process of wire sawing of a silicon block

Composant	Nature	Géométrie	Cinématique	Propriétés mécaniques
Bloc de silicium POLIX®	Coulé avec un moule en graphite, multi-cristallin (grains de plusieurs mm)	$h \times l \times L$ $h \sim 100-125$ mm $L \sim 400$ mm	Vitesse de découpe $v \sim 0,6$ mm/min	HV $\sim 10,5 \pm 0,5$ GPa $K_{IC} \sim 0,6$ MPa.m <sup>1/2</sup> $E \sim 127$ GPa
Slurry	Huile+grains SiC aigus (forte concentration)	Diamètre moyen des grains SiC $\sim 15$ $\mu$ m	Fort débit déversé sur la nappe	SiC : HV $\sim 30$ GPa
Nappe de fil	Acier au C eutectoïde durci par tréfilage	Diamètre du fil $2r \sim 0,16$ mm	Vitesse $u \sim 8$ m/s	HV $\sim 7$ GPa

**Tab. 1** Conditions de sciage à fil pour la fabrication des plaques fines de silicium (épaisseur  $\sim 0,2-0,3$  mm) pour les capteurs photovoltaïques [1]

*Conditions of the wire sawing for manufacturing the thin silicon plates (0.25-0.3 mm thickness) of photovoltaic cells [1]*

Les conditions de travail typiques sont précisées dans le tableau 1. La découpe se fait industriellement sur de grosses machines capables de scier simultanément quatre blocs de silicium, deux sur la nappe supérieure, deux sur la nappe inférieure. Il faut noter que la machine est recouverte d'un capot de protection et ressemble à une « boîte noire », ce qui rend très difficile une étude directe du procédé.

Le développement du sciage à fil n'est pas très ancien. Il s'est principalement effectué de manière empirique. On trouve peu de publications scientifiques à son sujet. Elles sont dues principalement à un groupe de recherches américain de l'Université de New York. Ainsi Kao et Col. [2] le modélisent comme un procédé d'abrasion 3 corps: Selon ces auteurs [3,4], les grains abrasifs roulent entre le fil et le silicium tout en indentant les deux antagonistes, enlevant ainsi de la matière. L'enlèvement de matière dans le silicium se ferait par écaillage selon un mécanisme de rupture fragile [5]. Par ailleurs Huffstutler et Kerns [6] ont réalisé un dispositif de sciage à fil de laboratoire utilisant un slurry à base d'eau, de glycérol et de grains de carbure de silicium. De l'étude de Barwell [7], ils déduisent, entre autres considérations, que le sciage à fil ne s'effectue pas dans un régime de lubrification hydrodynamique. Ils suggèrent que la vitesse d'enlèvement de matière dépend du nombre, de la vitesse et de la force normale d'application des grains abrasifs ainsi que de la viscosité du slurry, mais sans préciser comment on pourrait augmenter la vitesse d'enlèvement de matière. Bhagavat et Coll. [8] ont développé un modèle élastohydrodynamique du sciage à fil pour préciser comment le liquide pourrait limiter la pénétration des abrasifs dans le silicium et ainsi son endommagement par écaillage fragile.

Nous avons engagé une étude scientifique du procédé [9]. Dans le présent article, nous analysons expérimentalement les conditions de contact fil/silicium pour préciser la vitesse d'enlèvement de matière  $K$  et le coefficient de frottement  $\mu$ . Nous montrons ensuite que l'enlèvement de matière se fait par un micro-usinage ductile du silicium. Ce processus est simulé numériquement comme le déplacement d'un dièdre rigide à la surface du silicium. Trois modes d'écoulement plastique sont ainsi mis en évidence et leur domaine d'existence est comparé à celui proposé auparavant. Nous déduisons de ces simulations une estimation de  $\mu$  et  $K$  que nous comparons à l'expérience.

## 2. ETUDE ET SIMULATION EXPERIMENTALE DU PROCEDE

### 2.1 Analyse mécanique des conditions de contact en sciage à fil

Lors d'une étude antérieure à ce travail, la table de soutien d'un bloc de silicium avait été instrumentée d'un capteur permettant la mesure des deux composantes de la force,  $P$  et  $T$ , exercée par la nappe de fil respectivement selon la vitesse de remontée du bloc  $v$  et la vitesse du fil  $u$ . On peut en déduire très simplement  $P_u$  et  $T_u$ , les forces moyennes correspondantes appliquées au bloc par un brin de fil (figure 2).

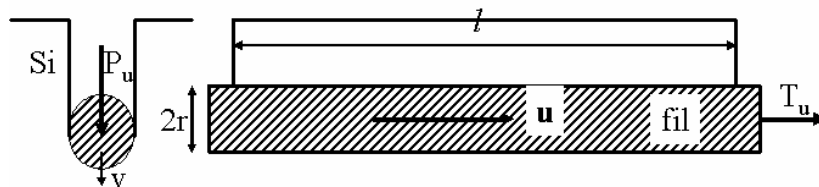


Fig. 2 Contact entre un brin de fil et le bloc de silicium  
Contact between a wire thread and the block of silicon

Soient  $N$ ,  $l$  et  $r$  respectivement le nombre de passages du fil dans le bloc, la longueur de la plaque découpée et le rayon du fil. Si  $p$  et  $\mu$  représentent la pression moyenne de contact fil-silicium et le coefficient de frottement,  $P_u$ ,  $T_u$  et la vitesse d'enlèvement de matière au sens de Preston-Archard  $K$  [10,11] valent :

$$P_u = P/N = 2rl/p \quad T_u = T/N = \pi r l \mu p \quad K = v/(pu) \quad (1)$$

Des quelques mesures effectuées, on a pu estimer les grandeurs suivantes :

- La force normale appliquée à un brin de fil  $P_u \sim 625 \text{ mN}$
- La pression moyenne de contact fil/silicium  $p \sim 0,04 \text{ MPa}$
- Le coefficient de frottement fil/silicium  $\mu \sim 0,38$
- La vitesse d'enlèvement de matière  $K \sim 1,5 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}^{-1}$ .

Il faut considérer ces valeurs comme un ordre de grandeur, car nous ignorons l'incertitude de mesure et les conditions de découpe ont depuis évolué. Néanmoins, ces chiffres sont raisonnables, car ils montrent que l'abrasion du silicium se fait dans les conditions classiques de l'abrasion 3 corps : faible niveau de pression de contact et coefficient de frottement moyen, de l'ordre de 0,4. De la dureté du silicium (tableau 1), on peut déduire que le facteur d'abrasion correspondant [11] vaut :  $K^* = K \text{ HV} \sim 0,15$  valeur assez élevée.

## 2.2 Simulation numérique de l'usinage par abrasion

Le processus d'abrasion du silicium a été reproduit sur un tribomètre rotatif (figure 3). Une plaque en acier trempé frotte contre trois pions cubiques en silicium identiques dans un bain de slurry sous une force normale et avec une vitesse de rotation constantes. La vitesse linéaire de glissement est de l'ordre de 0,57 m/s.

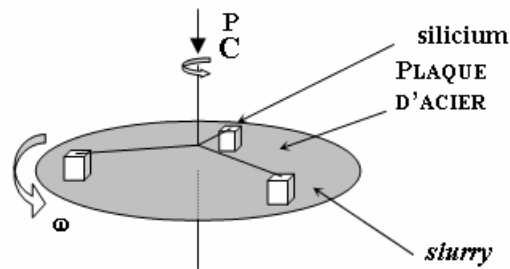


Fig. 3 Dispositif pour la simulation expérimentale du processus d'abrasion du silicium  
Experimental arrangement for simulation of the abrasive process of silicon

On mesure le couple de frottement et le rapprochement des deux porte-échantillons : à une phase de mise en régime près, de courte durée, on vérifie que le frottement et la vitesse d'abrasion sont constants. La mesure de la perte de hauteur moyenne des blocs de silicium après essai permet d'estimer  $K$ . On a vérifié que les surfaces de silicium après abrasion sur le tribomètre présentent un faciès identique à celui des plaques découpées (Figure 5).

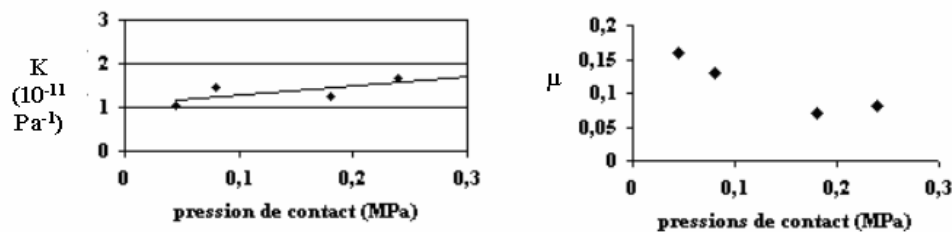


Fig. 4 Influence de la pression de contact  $p$  sur la vitesse d'enlèvement de matière  $K$  et le coefficient de frottement  $\mu$  selon la simulation sur tribomètre  
Influence of the contact pressure  $p$  on the material removal rate  $K$  and the friction coefficient  $\mu$  according to the experimental simulation

Une série d'essais effectués avec diverses valeurs de la force normale  $P$  permet de mesurer l'évolution du coefficient de frottement  $\mu$  et de la vitesse d'enlèvement de matière  $K$  avec la pression de contact dans une gamme représentative du procédé :  $0,05 < p < 0,25$  MPa (figure 4). La vitesse d'enlèvement de matière  $K$  tend à légèrement augmenter avec  $p$ , mais se situe dans le bon ordre de grandeur :  $1,5 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}^{-1}$ . Le coefficient de frottement baisse quand  $p$  augmente, mais à 0,05 MPa est moitié environ de la valeur identifiée dans le procédé : 0,15. L'origine de cet écart n'est pas évidente et doit tenir à la différence marquée de forme et de dimensions du contact dans le procédé (demi-cylindre) et sur le tribomètre (plan-plan).

### 2.3 Analyse du mécanisme d'enlèvement de matière

Selon une analyse classique, en première approximation, l'action d'un grain abrasif sur le silicium est semblable à celle d'un outil pointu réalisant son indentation sous l'action d'une force normale  $P$ . L'expérience montre que l'indentation d'un matériau fragile comme le silicium présente une transition ductile-fragile pour une force normale critique  $P^*$ :

- pour  $P < P^*$ , l'indenteur produit une empreinte par déformation plastique sans fissuration
- pour  $P > P^*$ , l'indenteur produit une déformation plastique et divers types de fissures : latérales, médianes, radiales ; ces fissures, latérales notamment, peuvent provoquer une perte de matière par écaillage du matériau.

L'indentation impose des contraintes de traction, mais selon le modèle de Lawn et Evans [12], il faut que la taille de la zone de déformation dépasse une valeur critique pour que l'énergie élastique associée puisse permettre la formation d'une fissure à partir des défauts (*flaws*) existants dans le matériau. Ce modèle explique donc la transition. Les expériences effectuées par Lankford et Davidson [13] montrent que, sur un monocristal de silicium, la force normale critique  $P^* \sim 50 \text{ mN}$ . A noter que Lamy [14] observe une telle transition ductile-fragile sur un silicium polycristallin lors d'essais de sclérométrie pendulaire, mais pour des forces critiques bien supérieures, ce matériau présentant une ductilité très supérieure  $K_{1c} \sim 4,6 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ . Compte tenu de la taille des grains du silicium multi-cristallin, nous considérons que la valeur de sa force critique est  $P^* \sim 50 \text{ mN}$ .

En vertu des résultats précédents, un brin de fil est appliqué contre le silicium avec la force normale  $P_u \sim 625 \text{ mN} \sim 12 P^*$ . La surface du trait de scie est de l'ordre de  $0,16 \times 100 = 16 \text{ mm}^2$ . Compte tenu de cette valeur élevée de la surface, de la faible rigidité en flexion du brin de fil et la petite taille des grains abrasifs ( $15 \mu\text{m}$ , tableau 1), il est raisonnable de penser que le nombre de grains abrasifs en contact avec le silicium est largement supérieur à 12. La force normale moyenne avec laquelle les grains sont appliqués contre le silicium est donc vraisemblablement très inférieure à la force normale critique, ce qui implique une interaction de type ductile.

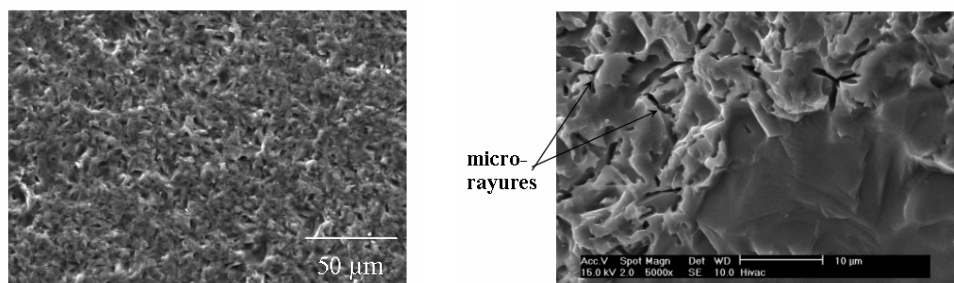


Fig. 5 Observation au microscope électronique à balayage à deux grossissements de la surface des plaques après découpe : le sciage à fil produit des micro-rayures  
*Observation with scanning electronic microscopy at two magnifications of the surface of the cut plates : the wire sawing produces micro-scratches*

Cette conclusion est en bon accord avec diverses observations :

- La rugosité des plaques après découpe est assez faible : la rugosité arithmétique moyenne est  $R_a \sim 0.5 \mu\text{m}$ . L'observation au microscope électronique à balayage (MEB) révèle parfois des fissures, mais le plus souvent des micro-rayures dont la largeur est de l'ordre d'une fraction de  $\mu\text{m}$  et la longueur quelques  $\mu\text{m}$  (Figure 5).
- Dans le slurry usé, on observe au MEB sur les grains abrasifs des particules de taille de l'ordre du  $\mu\text{m}$  ; l'analyse chimique par EDS montre qu'elles sont constituées de silicium pur et qu'il s'agit donc des copeaux attendus.
- On a réalisé une attaque chimique des plaques par une solution aqueuse de soude à chaud et, par pesée de la plaque après divers temps d'attaque, déterminé la vitesse de dissolution du silicium. Cette vitesse diminue d'un facteur 2 environ après élimination d'une couche d'épaisseur  $h \sim 2.5 \mu\text{m}$  ; cette épaisseur représente donc l'épaisseur de la couche endommagée par la découpe. Cette valeur assez faible est cohérente avec un mécanisme d'usinage ductile, un mécanisme d'écaillage plastique produirait probablement un endommagement plus profond.

Nous allons donc simuler numériquement le processus élémentaire de ce mécanisme d'enlèvement de matière ductile.

### 3. SIMULATION NUMERIQUE DU ELEMENTAIRE PROCESSUS D'ABRASION

#### 3.1 Conditions de la simulation numérique

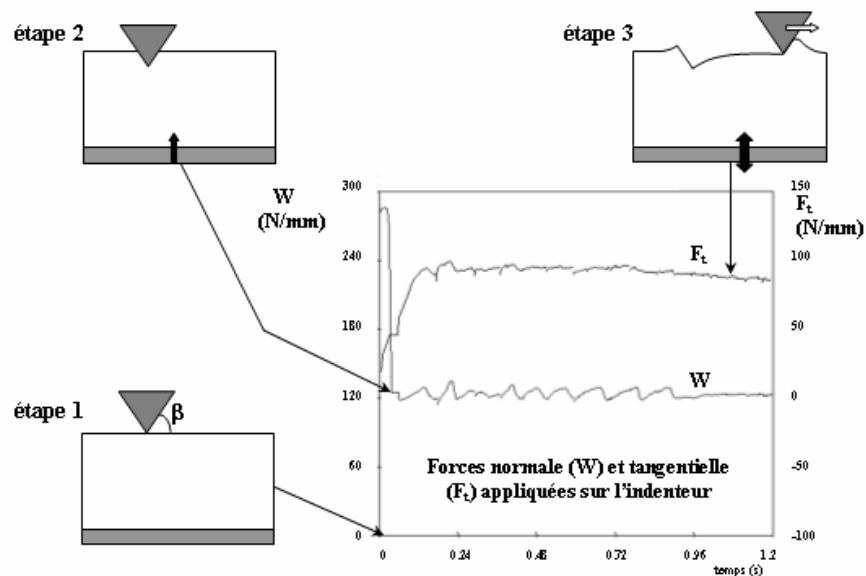


Fig. 6 Conditions de la simulation numérique de l'interaction grain abrasif/silicium  
Conditions of the numerical simulation of the interaction abrasive grain/silicon

Nous simulons l'usinage abrasif du silicium avec le logiciel de calculs par éléments finis bidimensionnel FORGE 2<sup>®</sup> [15] : pour simplifier l'approche, on schématise le processus élémentaire par le glissement à la surface du silicium d'un dièdre rigide, d'angle au sommet  $2\theta$  et d'angle d'attaque  $\beta = 90^\circ - \theta$ , sous une force normale donnée  $W$  (Figure 6). Pour ces calculs, nous supposons que le silicium est un matériau élastique-parfaitement plastique (EPP) avec les caractéristiques suivantes :

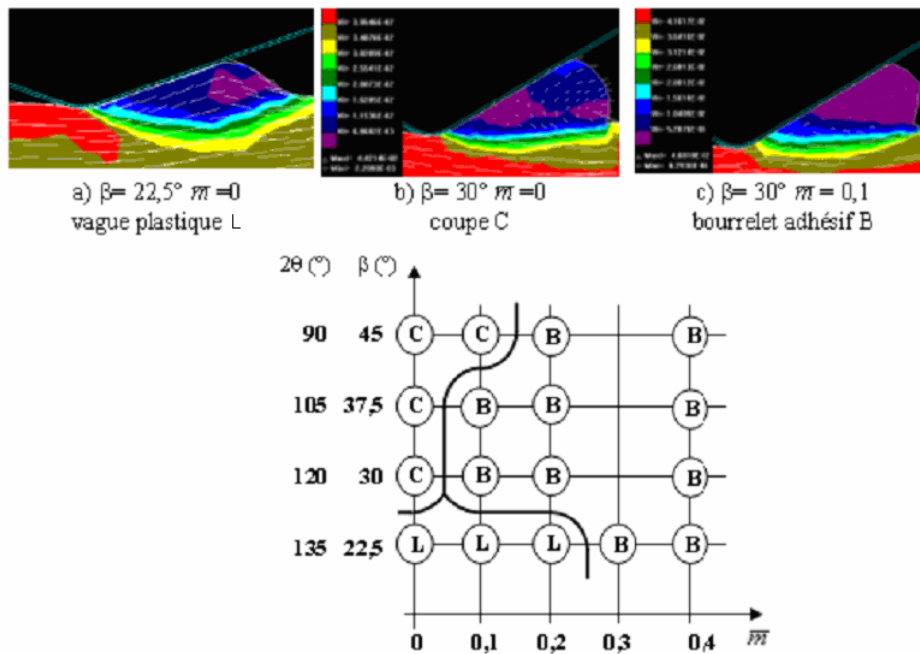
- Un module d'Young  $E = 127 \text{ GPa}$  et un coefficient de Poisson  $\nu = 0,239$
- Une contrainte d'écoulement plastique constante  $\sigma_0 = 4,4 \text{ GPa}$ .

Cette valeur de la contrainte d'écoulement a été déduite de la dureté du silicium (tableau 1) en tenant compte de son élasticité et en supposant négligeable sa capacité d'écrouissage. Le dièdre a un angle d'attaque  $\beta$  égal à 22,5, 30, 37,5 et 45°. Nous imposons un frottement de Tresca, de coefficient  $\bar{m}$  à l'interface dièdre/silicium. Rappelons que selon cette formulation, la cisssion  $\tau$  provoquant le glissement interfacial vaut :

$$\tau = \bar{m} \sigma_0 / \sqrt{3} \quad 0 \leq \bar{m} \leq 1 \quad (2)$$

Sa valeur a été prise égale à 0, 0,1, 0,2, 0,3 et 0,4. Ce problème de déformation plane est auto-similaire : une augmentation de la force normale ne fait que dilater l'écoulement. Les forces  $W$  et  $F_t$  sont exprimées par unité de largeur du dièdre. Après simulation de l'indentation du silicium par le dièdre pour obtenir une force normale donnée (étapes 1 et 2, figure 6), nous imposons au dièdre une vitesse dans une direction parallèle à la surface du silicium, son déplacement dans la direction perpendiculaire s'ajustant pour maintenir constante la force normale (étape 3). Les calculs sont poursuivis jusqu'à ce que la force tangentielle  $F_t$  et l'écoulement plastique soient stabilisés (Figure 6).

### 3.2 Modes d'écoulement plastique du silicium



d) Domaine d'existence des trois modes d'écoulement selon la simulation numérique.

Fig. 7 Influence de l'angle d'attaque  $\beta$  et du coefficient de frottement local  $\bar{m}$  sur les divers modes d'écoulement : C= coupe- L= labourage par vague plastique- B= bourrelet adhésif

*Influence of the attack angle  $\beta$  and the friction coefficient  $\bar{m}$  on the various flow patterns! C=cutting- L= ploughing by plastic wave- B= adhesive wave*

En supposant le matériau rigide-parfaitement plastique (RPP), Petryk [16] a construit, à l'aide de la méthode du champ de lignes de glissement (SLP) un grand nombre de modes d'écoulement plastiques possibles. Nous n'observons que les trois modes d'écoulement proposés initialement par Challen et Oxley [17] :

- à frottement faible, la formation d'une vague plastique pour  $\beta=22,5^\circ$ , sans enlèvement direct de matière (figure 7a),



- la formation, à faible frottement, d'un copeau dès  $\beta=30^\circ$  et non  $45^\circ$  selon [17] (figure 7b).
- Ces deux écoulements dégénèrent en la formation d'un bourrelet adhésif ou arête rapportée pour toutes les valeurs de l'angle d'attaque aux fortes valeurs de  $\bar{m}$  (figure 7c) ; on notera que la formation du bourrelet adhésif nécessite une plus forte augmentation du frottement aux faibles angles d'attaque qu'aux forts angles d'attaque.

La formation d'un bourrelet adhésif lorsque le frottement augmente est qualitativement conforme aux prévisions de Petryk [16], mais elle se produit selon nos calculs pour des valeurs plus faibles du coefficient de frottement.

Le modèle de vague plastique proposé initialement par [17] a été par la suite validé expérimentalement sur un alliage d'aluminium. Mais à notre connaissance, peu d'études numériques semblent avoir été menées pour préciser les limites des approches analytiques, et notamment l'incidence de la rhéologie du matériau sur ses modes d'écoulement. Une exception notable concerne l'étude numérique de Torrance [18] qui a montré pour  $\beta \leq 10^\circ$  et  $\bar{m} = 0$  la formation d'une vague plastique pour un corps élastoplastique écrouissable (EPE) dont la rhéologie est proche de celle d'un alliage d'aluminium.

### 3.3 Frottement apparent et vitesse d'enlèvement de matière

Des calculs précédents, nous déduisons d'abord le coefficient de frottement apparent :

$$\mu = F_t / W \quad (3)$$

La figure 8 présente l'évolution de  $\mu$  avec l'angle d'attaque  $\beta$  pour les diverses valeurs de  $\bar{m}$ . Comme prévu, le frottement apparent  $\mu$  augmente avec l'angle d'attaque pour toute valeur de  $\bar{m}$ , mais cette croissance est d'autant plus forte que  $\bar{m}$  est plus faible et  $\mu$  tend même à plafonner pour  $\bar{m} = 0,4$  et  $\beta \geq 37,5^\circ$ . A frottement nul, le frottement apparent est de 20 % environ inférieur à la valeur théorique pour un corps RPP ( $\mu = \tan\beta$ ) du fait du retour élastique du silicium à l'arrière du contact. Il augmente avec  $\bar{m}$  pour  $\beta \leq 37,5^\circ$ , mais cette croissance diminue quand  $\beta$  augmente et que se forme le bourrelet adhésif ; pour  $\beta=45^\circ$ ,  $\mu$  est une fonction décroissante du frottement, bien qu'une telle évolution ne soit attendue qu'en régime de coupe. A noter que pour  $\bar{m} = 0,4$ , l'écoulement dégénère toujours en la formation d'un bourrelet adhésif, mais avec un frottement apparent qui augmente toujours avec l'angle d'attaque en restant inférieur à la valeur  $\mu = 1$  proposée par Challen et Oxley [17] dans un tel régime : cette différence est certainement due au fait que la géométrie du bourrelet formé dépend de  $\beta$ . La valeur expérimentale identifiée sur le procédé correspondrait à une valeur de l'angle d'attaque  $\beta \sim 22,5^\circ$ .

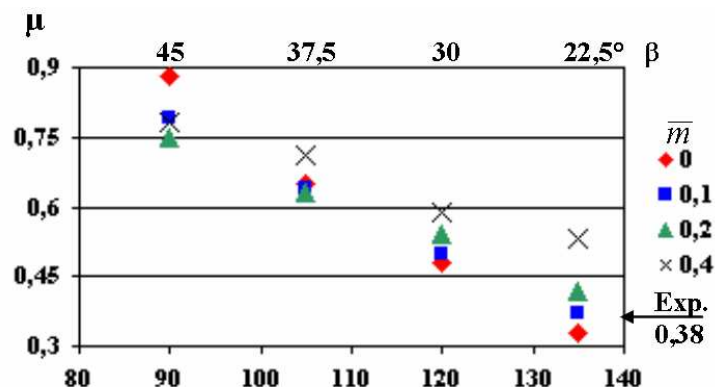


Fig. 8 Influence de l'angle d'attaque  $\beta$  et du coefficient de frottement local  $\bar{m}$  sur le coefficient de frottement apparent  $\mu$

*Influence of the attack angle  $\beta$  and the friction coefficient  $\bar{m}$  on the apparent friction coefficient  $\mu$*

La vitesse d'enlèvement de matière  $K$  (figure 9) est estimée comme suit :

- pour le mode vague plastique (en négligeant les phénomènes de fatigue) :  

$$K = 0 \quad (4)$$

- pour le mode coupe, si  $e$  est la profondeur de pénétration finale du dièdre :  

$$K = e / W \quad (5)$$

- pour le mode bourrelet adhésif, si  $S$  est la surface du bourrelet formé après le déplacement tangentiel d'amplitude  $L$  nécessaire pour le former (en négligeant la ductilité résiduelle du silicium) :

$$K = S / (WL) \quad (6)$$

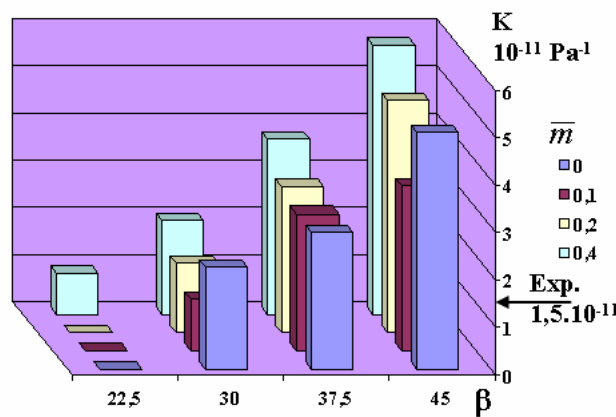


Fig. 9 Influence de l'angle d'attaque  $\beta$  et du coefficient de frottement local  $\bar{m}$  sur la vitesse d'enlèvement de matière  $K$   
*Influence of the attack angle  $\beta$  and the friction coefficient  $\bar{m}$  on the material removal rate  $K$*

Les vitesses d'enlèvement de matière  $K$  augmentent avec l'angle d'attaque ; en régime de formation d'un copeau ou d'un bourrelet adhésif, les vitesses d'enlèvement de matière sont comparables et, en régime de bourrelet adhésif, elles augmentent avec le frottement. Les valeurs expérimentales mesurées sur le tribomètre et dans le procédé sont bien du même ordre de grandeur et correspondent à un angle d'attaque compris entre 22,5 et 30°.

Au total, l'angle moyen d'attaque des grains abrasifs dans les conditions du sciage à fil que nous avons étudiées serait de l'ordre de 25°. Une augmentation de cet angle permettrait d'augmenter significativement la vitesse d'enlèvement de matière, mais au prix d'un frottement plus élevé.

#### 4. CONCLUSIONS

Les essais de tribométrie et l'étude directe du procédé ont fourni des informations concordantes sur les conditions de contact fil/silicium, notamment la pression de contact et la vitesse d'enlèvement de matière. Diverses observations et considérations théoriques ont permis d'identifier le processus d'enlèvement de matière comme une interaction ductile des grains abrasifs avec le silicium, processus simulé numériquement par le glissement d'un dièdre à la surface du silicium. Nous retrouvons ainsi les trois modes principaux proposés vers 1978 pour un corps RPP. Pour le silicium, assimilé à un corps EPP, nos simulations montrent bien la formation d'une vague plastique pour  $\beta=22,5^\circ$ , mais cette vague se transforme en copeau dès que  $\beta \geq 30^\circ$  et l'augmentation du frottement transforme cope au et vague plastique en bourrelet adhésif, conclusions assez différentes de celles de l'étude des

corps RPP. Les valeurs calculées de frottement apparent et de vitesse d'enlèvement de matière sont en bon accord avec les valeurs expérimentales. Cette approche est donc un bon outil pour analyser et modéliser les processus d'usinage par abrasion.

## 5. REMERCIEMENTS

Les auteurs remercient la société Photowatt International et spécialement MM. Dominique Sarti et Roland Einhaus pour leur aide tout au long de cette étude. Ils remercient également l'Agence de l'Environnement et de la Maîtrise de l'Energie" (ADEME) pour son soutien financier et tout particulièrement M. André Claverie représentant l'Agence à Sophia-Antipolis.

## 6. RÉFÉRENCES

- [1] Photowatt International S. A. web site: <http://www.photowatt.com/> (mai 2008).
- [2] Kao, I., Bhagavat M., Prasad, V., « Integrated modeling of wiresaw in wafer slicing », *NSF Grantees Conference*, 1998.
- [3] Sahoo, R.K., Prasad, V., Kao J., Talbott J., Gupta K., « An integrated approach for analysis and design of wafer slicing by a wiresaw », *ASME Journal of Electronic Packaging*, 120 (1998) 16-21.
- [4] Li J., Kao, I., Prasad, V., « Modeling stresses of contact in wiresaw slicing of polycrystalline and cristalline ingots »: application to silicon wafer production, *ASME Journal of Electronic Packaging* , 120, Nr 2 (1998) 123-128.
- [5] Kao, I., Prasad, V., Chiang, F.P., Bhagavat, M., Wei, S., Chandra, M., Costantini, M., Leyvra, P., Talbott, J., Gupta, K., « Modeling and experiments on wiresaw for large silicon wafer manufacturing », *8<sup>th</sup> Int. Symp. on Silicon Mat. Sci. And Technol.*, San Diego, May 1998.
- [6] Huffstutler, M.C., Kerns, B.T., « Wiresaw cutting technique for optical crystals », *Ceramic Bulletin*, 46, Nr 11 (1967) 1098-1101.
- [7] Barwell, F.J., *Lubrication of bearings*, Butterworth & Co. Ltd, London, 1956.
- [8] Bhagavat M., Prasad V., Kao I., « Elasto-hydrodynamic interaction in the free abrasive water slicing using a wire saw: modeling and finite element analysis », *ASME J. of Tribology*, 122 (2000) 394-404.
- [9] Rouault de Coligny, P., *Analyse et optimisation du procédé de découpe de plaques de silicium*. Thèse en Sciences et Génie des Matériaux, Ecole des Mines de Paris, 2002.
- [10] Preston W., « The theory and design of plate glass polishing machines », *Journal of the society of glass technology*, 11 (1927) 214-256.
- [11] Archard J. F., *Wear*, in *Interdisciplinary approach to friction and wear*, Ku P. M. (Ed.) NASA, Washington D C, 1968, 486 p., pp. 267-333.
- [12] Lawn R. L., Evans A. G., « A model for crack initiation in elastic/plastic indentation fields », *J. Mat. Sci.*, 12 (1977) 2195-2199.
- [13] Lankford J., Davidson D. L., « The crack-initiation threshold in ceramic materials subject to elastic/plastic indentation », *J. Mat. Sci.*, 14 (1979) 1662-1668.
- [14] Lamy B., « Effect of brittleness index and sliding speed on the morphology of surface scratching in abrasive or erosive processes », *Tribology International* 17 (Feb. 1984) N°1, 35-38.
- [15] Computer codes FORGE : <http://www.transvalor.com> (mai 2008)
- [16] Petryk H., « Slip line field solutions for sliding contact », *Proc. I. Mech. Engrs Int. Conf. Tribology : friction, lubrication and wear* (Londres, 1987) C140/87 987-994.
- [17] Challen J. M., Oxley P. L. B., « An explanation of the different regimes of friction and wear during the abrasion of metals », *Wear* 53 (1978) 229-243.
- [18] Torrance A. A., « The influence of surface deformations on mechanical wear », *Wear* 200 (1996) 45-54.